

DOI: 10.12382/bgxb.2024.0007



不同入水攻角下高速射弹的流固耦合特性¹

刘想炎^{1,2}, 于楠², 黄振贵^{1*}, 陈志华¹, 马长胜³, 邱荣贤³

(1. 南京理工大学瞬态物理全国重点实验室, 江苏 南京 210094; 2. 空中交通管理系统全国重点实验室, 江苏 南京 210014; 3. 中国人民解放军陆军装备部驻南京地区军事代表局驻南京地区第四军事代表室, 江苏 南京 210007)

摘要: 高速入水时弹体结构响应(变形)大小关系射弹能否安全入水。当前, 基于刚体模型的高速入水数值计算方法无法深入揭示初始扰动影响下射弹入水过程中复杂多相流、水动力与弹体结构响应等之间的相互耦合作用规律。为解决上述难题, 基于流体力学和结构动力学, 建立一种高速入水流固耦合数值计算方法, 重点研究攻角对某型射弹高速入水过程的影响, 分析攻角影响下空泡演化、冲击载荷、弹体运动与结构变形的相互耦合作用机理。研究结果表明: 1) 随攻角增大, 弹体下表面与空泡壁面逐渐产生强烈撞击, 迫使空泡壁面弯曲; 2) 对该型射弹, 当攻角 $>3^\circ$ 时, 射弹会因尾翼拍击液面出现第2次载荷峰值, 此时射弹因沾湿产生弯矩, 迫使射弹出现塑性应变, 随入水深度增加, 射弹形成明显的尾翼弯折, 因沾湿产生的表面压力最大值超过 10MPa; 3) 攻角为 2° 时, 射弹虽因弹头尾翼同时受力产生弯矩, 但内部应力未超过弹体材料的屈服强度, 未出现塑性变形, 因此, 对该型射弹, 其安全入水攻角 $\leq 2^\circ$ 。

关键词: 流固耦合; 高速斜入水; 攻角; 超空泡; 结构变形; 冲击载荷

中图分类号: O353.4; TJ012.3

文献标识码: A

文章编号: 1000-1093(202x)xx-xx-xxx

Characteristics of Fluid-structure Interaction of High-speed Projectile at Different Angles of Attack of Water Entry

LIU Xiangyan^{1,2}, YU Nan², HUANG Zhengui^{1*}, CHEN Zhihua¹, MA Changsheng³, QIU Rongxian³

(1. National Key Laboratory of Transient Physics, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;

2. State Key Laboratory of Air Traffic Management System, Nanjing 210014, Jiangsu, China; 3. Military Representative Bureau in Nanjing, General Armament Department of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China)

Abstract: The magnitude of structural response (deformation) of a projectile during high-speed water entry plays a crucial role in determining the projectile's safe entry into the water. Presently, numerical computational methods based on rigid body models fail to fully elucidate the intricate coupled interactions among multiphase flow phenomena, hydrodynamics, and projectile structural responses during the water entry process at the influence of the initial disturbances. To address this challenge, a fluid-structure interaction numerical computational method for high-speed water entry was developed based on principles of fluid mechanics and structural dynamics. This method was specifically tailored to investigate the influence of the angle of attack on the high-speed water entry process of a specific projectile, focusing on analyzing the interplay among supercavity evolution, impact loads, projectile motion, and structural deformations under varying angles of attack. The research findings revealed the following key insights: (1) As the angle of attack increases, a pronounced impact occurs between the lower surface of the projectile and the supercavity wall, resulting in curvature of the supercavity wall. (2) For the specific projectile considered in the study, an angle of attack greater than 3° triggers a secondary peak load as the tail strikes the liquid surface, inducing bending moments from wetting and causing plastic deformation, ultimately leading to significant bending of the tail, with maximum wetting-induced surface pressure exceeding 10 MPa. (3) At an angle of 2° of attack, although the projectile

收稿日期: 2024-01-02

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(12002165); 空中交通管理系统全国重点实验室开放课题项目(SKLATM202105)

*通信作者邮箱: hzkeylab@njust.edu.cn

undergoes bending moments as a result of the concurrent loading on both the projectile head and tail, the stress of the projectile remains below the yield strength of the material, thereby precluding plastic deformation. Consequently, for the specific projectile, an angle of attack of 2° or less is recommended for safe water entry.

Keywords: fluid-structure interaction; high-speed oblique water entry; angles of attack; supercavity; structural deformation; impact load

0 引言

跨介质是工程运用与军事中常见的问题^[1], 涉及多相流动、6 自由度运动体受力和运动的多物理场耦合过程。随着现代海战装备技术的激烈竞争, 超空泡射弹等跨介质武器的研发则越来越被重视, 射弹入水的研究也越来越多。如基于刚体模型开展了大量的跨介质入水数值计算研究, 涵盖了波浪环境^[2], 入水速度^[3-4]、入水角度^[5-7]以及射弹头型^[8-9]等对入水过程影响的研究, 对入水空泡形态、射弹的受力与运动特性有了较为丰富的成果。

为了增强毁伤能力, 超空泡射弹一般采用极高的初速度从炮/枪管内进行发射, 因此入水时将受到极大的冲击载荷^[10]; 此外, 射弹发射时受各种因素影响, 初始扰动不可避免, 造成射弹初始运动方向与弹体轴向不在同一直线上, 因此射弹带攻角或侧滑角入水, 将进一步增大射弹入水时的冲击载荷和受力不均匀, 使弹体结构面临解体的风险^[11-12]。文献[13]的试验研究发现: 随着初始扰动的增大, 射弹入水轨迹逐渐出现偏转, 直至射弹弹体发生解体, 初始扰动对射弹能否稳定安全入水有着重要影响。因此, 射弹高速入水时受到的强冲击载荷与弹体结构响应变化特性开始受到学者关注, 相关研究也成为当前的重点内容^[14-15]。

然而, 将射弹弹体简化为刚体模型已无法对上述问题开展研究。国内外学者开始探索采用有限元等方法开展高速入水研究, 如 Derakhshanian 等^[16]比较了有限体积欧拉法、有限差分欧拉法和随机拉格朗日-欧拉法 (Arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE) 方法对入水过程受力与流体动力学的计算精度, 通过与实验结果对比后发现 ALE 方法能更好地模拟极端条件下的斜入水问题并获得更为准确的入水冲击力与力矩; 张宇等^[17]基于 ALE、耦合欧拉-拉格朗日法 (Coupled Euler-Lagrange, CEL) 和光滑粒子流体动力学法 (Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH) 方法进行了小球高速冲击充液结构的结构动力学过程模拟, 3 种方法数值结果与试验吻合较好, 但 3 种方法在计算速度、计算精度等方面各有优劣; Shi 等^[18-19]和 Chaudhry 等^[20]进行了多次 AUV 的入水试验与基于 ALE 数值方法的计算, 研究了 AUV 入水冲击载荷特性; 邹田春等^[21]采用 S-ALE (Structured-Arbitrary Lagrange-

Euler) 算法定义了圆柱体与流体之间的耦合接触, 研究了入水速度、质量和长度对其垂直入水的影响; 权晓波等^[22]设计了一种新型缓冲头帽, 并基于 CEL 方法的数值计算结果, 研究了入水冲击后头帽的破碎特性; 魏海鹏等^[23]则基于 ALE 方法进行了安装缓冲组件航行体的高速入水数值计算, 研究表明缓冲泡沫的分层设计可以改变缓冲罩壳的破坏方式。

以上对射弹入水过程中载荷与结构响应研究多采用的 ALE 和 CEL 方法, 虽然考虑了射弹入水过程中水域和弹体结构的耦合作用, 但上述方法未考虑高速入水过程的空化效应, 仅能得到入水结构体的结构响应, 对复杂多相流流的描述和作用研究不足。

因此, 若要通过同时获得多相流场与射弹的结构响应特性来研究流场与射弹受力、运动和结构变形之间的相互耦合作用, 需要进一步采用流固耦合数值计算方法开展研究。魏英杰等^[24]和杨柳^[25]基于流固耦合数值计算方法与试验验证, 发现超弹性球基于变形产生的能量损耗, 入水空泡形状特点相较刚性小球有明显区别; Sun 等^[26]和高英杰等^[27-28]则对回转体圆柱的入水运动进行了系列流固耦合数值计算, 发现相较刚体模型, 流固耦合方法下圆柱入水载荷更小, 且速度会产生振荡; Huang 等^[29]和郝常乐等^[30]基于流固耦合方法, 研究了高速锥形射弹在水下和垂直入水运动时射弹的弯曲变形特性, 与刚体模型的结果对比说明了在跨介质入水问题中采用流固耦合数值计算方法的必要性。由上述内容可以发现近年来采用流固耦合数值计算方法对射弹高速入水特性的研究已经逐步开展, 但对攻角影响下射弹高速斜入水冲击载荷、弹体结构响应和多相流流场变化之间的相互作用研究还较少, 没有更进一步揭示其之间的耦合机理。

因此, 为弥补刚体模型、有限元等方法对射弹高速斜入水研究的不足, 需基于流体力学和结构动力学, 建立射弹高速入水流固耦合数值计算方法, 研究射弹弹体变形、运动、受力与空泡之间的相互耦合关系, 揭示相互作用机理。本文基于某型射弹, 研究其以 $v=700\text{m/s}$ 和 $\theta=15^\circ$ 入水时, 攻角变化对其入水空泡演化、水动力和结构响应特性的影响, 探索射弹变形与初始攻角之间的关系, 并揭示弹体变形情况下的空泡、射弹运动与受力相互作用, 给出

在入水初始条件下该型射弹能安全入水的攻角范围, 研究结果可为超空泡射弹的强度设计提供参考。

1 高速射弹入水流固耦合数值计算方法

1.1 流体力学方程组求解方法

雷诺时均 Navier-Stokes 方程 (Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS) 是求解物体入水过程的常用湍流计算方法, 特别针对高速入水过程, RANS 方法仍是主流的求解形式, 其中湍动能 k 和湍耗散率 ω 的传输方程表示为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \nabla \cdot (\rho k \bar{v}) = \nabla \cdot [(\mu + \sigma_k \mu_t) \nabla k] + P_k - \rho \beta^* f_{\beta^*} (\omega k - \omega_0 k_0) + S_k \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \nabla \cdot (\rho \omega \bar{v}) = \nabla \cdot [(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \nabla \omega] + P_\omega - \rho \beta f_\beta (\omega^2 - \omega_0^2) + S_\omega \quad (2)$$

式中: ρ 为密度; \bar{v} 为平均速度; μ 为动力黏度;

μ_t 为湍流黏性系数; σ_k 、 σ_ω 、 β^* 和 β 均为模型系数;

P_k 和 P_ω 为结果项; f_{β^*} 为自由剪切修正因子;

f_β 为涡流延伸修正因子; ω_0 和 k_0 为阻止湍流衰减的环境湍流值; S_k 和 S_ω 为源项; t 为时间。

射弹跨介质高速入水问题涉及气、汽、液三相的流动以及因高速入水的压力特点产生的液相向汽相变化的强烈相变。为保证计算准确性, 在数值计算过程中需要引入多相流以及流体相变计算模型。针对高速入水过程中多相流的不可压缩性问题, Lee 等^[31]和陈晨等^[5]曾提出当入水速度小于 700m/s 时, 水的可压缩性可以忽略, 而对于空气可压缩性与温度效应可在数值计算中忽略。

对高速入水问题中的复杂多相流流动, 采用流体体积 (Volume of Fluid, VOF) 模型, 该多相流模型能依据动量方程并结合跟踪流体体积分数的变化来模拟多相流的自由界面, 同时可对分离相进行清晰的边界描述, 其动量和连续性方程可表示为

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho_m u_j)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{p}{\partial x_j} + \rho_m f_i + \\ \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\mu_m \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_r}{\partial x_r} \right) - \rho_m \overline{u'_i u'_j} \right] \\ \frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_i)}{\partial x_i} = 0 \end{cases} \quad (3)$$

式中: ρ_m 为混合物密度, 且有 $\rho_m = \alpha_g \rho_g + \alpha_l \rho_l + \alpha_v \rho_v$,

其中 α_g 、 α_l 、 α_v 分别为气相、液相、汽相的体积分

数, ρ_g 、 ρ_l 、 ρ_v 分别为气相、液相、汽相的密度;

u_i 、 u_j 为流体微团在 i 轴、 j 轴方向的速度

$i, j = 1, 2, 3$; x_i 、 x_j 为位移分量; p 为压力; u_r 为

流体微团在张量 r 方向的速度; $\rho_m u_r = \sum_{h=g,l,v} \alpha_h \rho_h u_{rh}$,

u_{rh} 为第 h 相在 i 轴方向的速度; μ_m 为混合相动力黏

性系数; δ_{ij} 为 Kronecker 符号; $\overline{u'_i u'_j}$ 为 i 轴、 j 轴方

向速度脉动量乘积的平均值; f_i 为 i 轴方向上的质

量力。

对多相流动中的流体相变, 选择忽略温度对相变产生的影响, 仅考虑液体压力低于饱和蒸气压时产生的相变过程。因此采用 Schnerr-Sauer 空化模型进行该过程的描述, 此模型不考虑空泡生长的加速度、黏性以及表面张力的作用, 汽、液两相转变过程中的单位体积质量传递率 \dot{m}_0 可表示为

$$\begin{cases} \dot{m}_0 = n_0 \alpha_l 4\pi \rho_g R^2 \frac{dR}{dt} m_0 \\ R = \left[\frac{3\alpha_g}{4n_0 \pi (1-\alpha_g)} \right]^{\frac{1}{3}} \\ \frac{dR}{dt} = \pm \sqrt{\frac{2}{3} \frac{|p_v - p|}{\rho_l}} \end{cases} \quad (4)$$

式中: n_0 为单位体积流体内气核数; m_0 为单位质量;

R 为气泡半径; dR/dt 为空泡半径 R 的生长速率;

p_v 为饱和蒸气压, 取 3170.34 Pa。

1.2 结构动力学方程组求解方法

结构动力学采用隐式动力学方法对射弹入水过程中弹体的结构响应进行数值求解。该方法基于给定的初始化数值以及材料参数, 形成刚度、质量和阻尼矩阵, 建立结构动力学基本矩阵控制方程 (见式 (5)), 通过求解该矩阵方程可同时求得弹体的速度、应变等变量。

$$[M]a + [C]v + [K]x = [F] \quad (5)$$

式中： $[M]$ 为质量矩阵； \mathbf{a} 为加速度向量； $[C]$ 为阻尼矩阵，采用瑞雷阻尼的构造，表示为 $[C]=\psi[M]+\gamma[K]$ ，其中 ψ 和 γ 为常数项系数； \mathbf{v} 为速度向量； $[K]$ 为刚度矩阵； \mathbf{x} 为位移向量； $[F]$ 为所受外力载荷矩阵。

对式（5）动力学基本控制方程采用 Newmark 方法进行求解。对 t 时刻的动力学基本方程以 Δt 为时间步长，可构造出网格节点的速度和位移关系式，在下式中的下标 t 与 $t-\Delta t$ 均是表示在计算中对应时刻的变量：

$$[\hat{K}]x_t = [\hat{F}_t] \quad (6)$$

式中： $[\hat{K}]$ 为有效刚度矩阵，

$$[\hat{K}] = [K] + \frac{1}{\theta^* \Delta t^2} [M] + \frac{\delta}{\theta^* \Delta t} [C],$$

其中 θ^* 和 δ 为隐式求解 Newmark 法中的计算参数，保证计算结果的稳定性； $[\hat{F}_t]$ 为有效载荷，

$$[\hat{F}_t] = [C] \left[\frac{\delta}{\theta^* \Delta t} x_{t-\Delta t} + \left(\frac{\delta}{\theta^*} - 1 \right) v_{t-\Delta t} + \left(\frac{\delta}{2\theta^*} - 1 \right) \Delta t a_{t-\Delta t} \right] + [F_t] + [M] \left[\frac{1}{\theta^* \Delta t^2} x_{t-\Delta t} + \frac{1}{\theta^* \Delta t} v_{t-\Delta t} + \left(\frac{1}{2\theta^*} - 1 \right) a_{t-\Delta t} \right]$$

弹体一般为金属，引入金属结构材料 Johnson-Cook 本构关系描述金属材料的塑性应变特性，该本构关系在解决高应变率方面被广泛应用于冲击动力学相关的研究，其应力-应变表达式为：

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \varepsilon^*) \left[1 - \left(\frac{T - T_t}{T_m - T_t} \right)^m \right] \quad (7)$$

式中： σ 为等效应力； A 为准静态下屈服应力； B 为应变硬化常数； ε 为等效塑性应变； n 为应变硬化指数； C 为应变率相关系数； ε^* 为等效塑性应变率； T 为材料温度； T_m 为熔化温度； T_t 为转化温度； m 为温度相关系数。

1.3 流固耦合数据传输方法

流固耦合计算方法中流场与射弹结构响应求解过程需要进行数据实时交换，二者求解时间步长要求一致，以达到同步性。在各自的求解过程中物理模型表面需要各自建立并共享一个流固耦合数据交换面，在每一个计算时间步中，通过该数据交换面进行数据交换计算。

耦合的数据交换过程先基于计算结构力学（Computational Structure Dynamics, CSD）进行结构响应求解并提供网格变形、网格节点速度以及位移数据给流场求解的耦合数据交换面，以供下一时间步的流场解算；再通过计算流体力学（Computational Fluid Dynamics, CFD）求解出射弹表面的流场压力和壁面流体剪切力数据给结构响应求解的耦合数据交换面以实现网格变形，提供下一时间步求解的边界条件，具体计算流程示意图如图 1 所示。

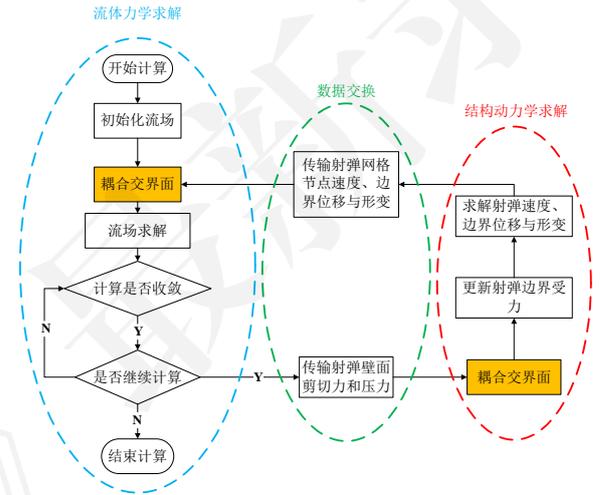
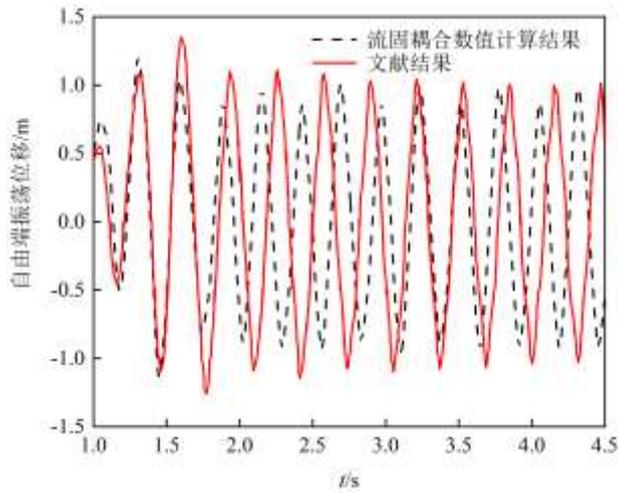


图 1 流固耦合计算流程

Fig.1 Flowchart of fluid-structure interaction calculation

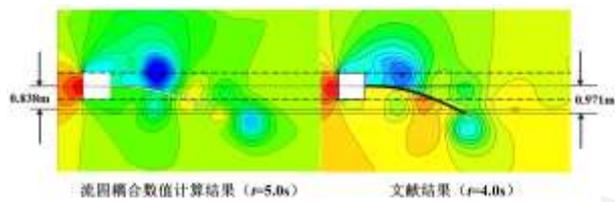
1.4 数值方法验证

为验证建立的流固耦合数值方法的准确性，采用建立的数值计算方法对文献[32]中的柔性板在来流中因涡流变化引起的振荡过程进行数值计算。图 2(a)为文献与数值计算的柔性板自由端振荡位移对比，图 2(b)为柔性板稳定振荡阶段最大振幅时刻的变形对比。数值计算结果最大振幅较文献小 8.90%，振动周期较文献小 12.97%，误差大小在可接受范围，通过上述结果，验证了本文建立的流固耦合数值计算方法可以有效计算流固耦合变形的物理过程。



(a) 柔性板自由端振荡位移文献[32]与数值计算结果对比

(a) Comparison of free-end oscillatory displacements of flexible plates between literature[32] and numerically calculated



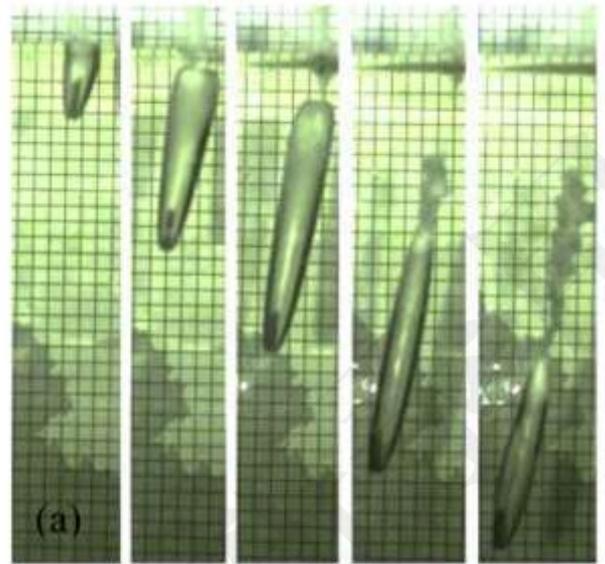
(b) 稳定振动阶段柔性板自由端振幅最大位移与流场压力对比

(b) Comparison of the maximum amplitude at the free end of the flexible plate and the pressure in flow field during the steady vibration phase

图2 柔性板振荡变形对比

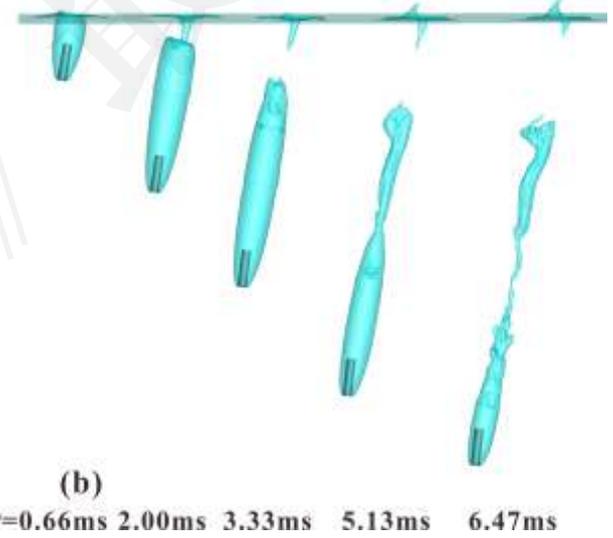
Fig.2 Comparison of oscillation and deformation of flexible boards

对文献[33]中圆柱高速倾斜入水的实验进行了数值计算。图3为各时间点的入水空泡对比，图4为入水轨迹对比，可以发现流固耦合方法下的数值计算结果能对入水空泡的演化过程进行准确描述，同时圆柱运动轨迹和偏转特性也和试验结果比一致，证明该流固耦合数值计算方法可以对高速入水过程进行有效求解。



(a) 文献[33]试验空泡

(a) Supercavity of experiment of literature[33]



(b)

(b) 流固耦合数值计算空泡

(b) Supercavity of fluid-structure interaction numerical caculation

(b) Supercavity of fluid-structure interaction numerical caculation

图3 文献[33]试验与数值计算空泡对比

Fig.3 Supercavity comparison of literature[33] and numerically calculation

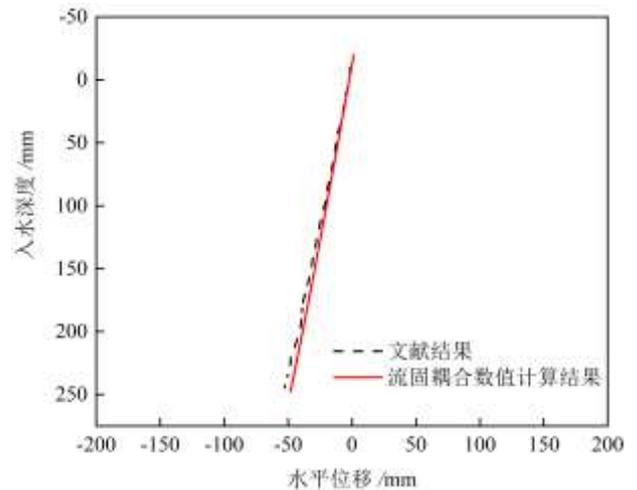


图4 文献[33]与数值计算入水轨迹对比

Fig.4 Water entry trajectory comparison of literature[33] and numerically calculation

2 计算模型与网格划分

2.1 射弹模型与流体计算域

图5所示为射弹模型图,该射弹尺寸设计比例为 $L/D=13.45$ 、 $D/d=3.16$ (L 为射弹总长, D 为射弹最大截面直径, d 为空化器直径),将射弹弹体分为空化器、弹头、弹身和尾翼4个部分。弹体材料选用45号钢,其结构部分的塑性描述选择45号钢的Johnson-Cook本构关系,材料参数和Johnson-Cook本构关系参数分别如表1、表2所示。

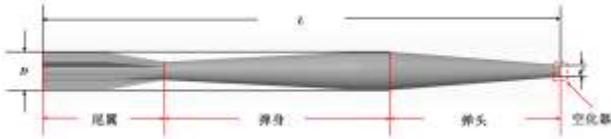


图5 射弹模型尺寸

Fig.5 Size of projectile

表1 45号钢材料属性^[27]

Table 1 Material properties of 45 steel^[27]

密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	杨氏模量/GPa	泊松比
7850	210	0.29

表2 45号钢 Johnson-Cook 参数^[27]

Table 2 Johnson-Cook Parameters of 45 steel^[27]

A/MPa	B/MPa	C	n	m	T_m/K	T_l/K
595	580	0.023	0.133	2.03	1765.15	298.15

流场计算域尺寸以射弹弹长为基准,为避免计算域边界对计算结果产生影响,经多次验算后,确定的具体尺寸如图6所示。同时为保证数值计算应用场景为广阔水域,将外部计算域上端面设置为压力出口,整体流场流域四周和底部均设置为速度进口,弹体表面采用无滑移壁面边界条件,重力加速度方向为地面坐标系 x 轴正方向,数值大小为 9.81m/s^2 。

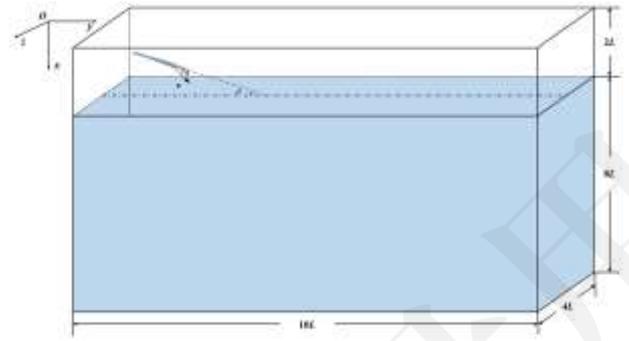


图6 计算域示意图

Fig.6 Computational domain

2.2 网格划分

流场求解中的网格划分采用重叠网格技术,整个流场中的网格由围绕射弹的前景网格和整个流场的背景网格组成。为提高流动复杂区域流动的计算精度,对弹身周围的前景网格、射弹运动区域和入水液面处进行网格加密,同时为保证射弹弹身表面受力计算准确,弹体表面第一层网格大小取 $2.678\times 10^{-7}\text{m}$,保证了各计算工况最大 y^+ 数值不超过100,完全入水后最大 y^+ 稳定在60~70之间(见图7),图8为0.3ms时 y^+ 沿弹身分布云图,可知绝大部分射弹表面上的 y^+ 处于20~30之间。以上 y^+ 表明第一层网格高度能够满足数值计算模型的要求,保证了流场流动数值计算的准确性。流场求解的网格划分示意图如图9所示。结构动力学求解中的网格划分,因射弹复杂的外形选用四面体网格,网格划分示意图如图10所示。

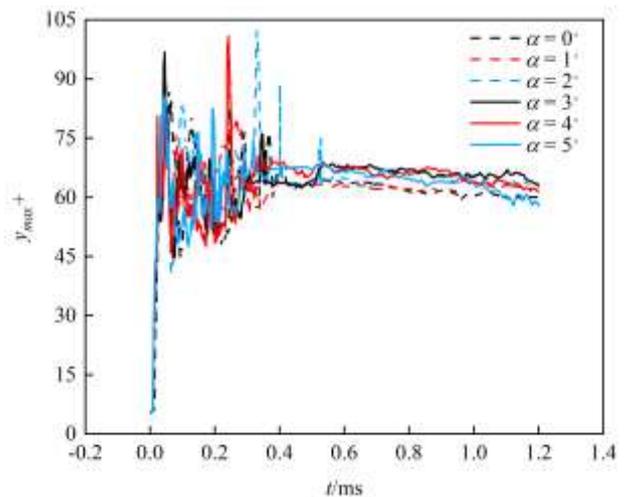
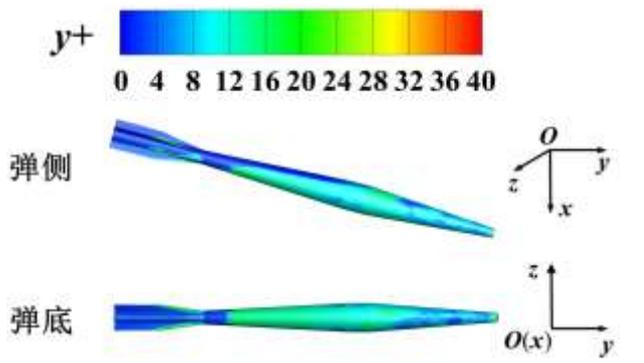
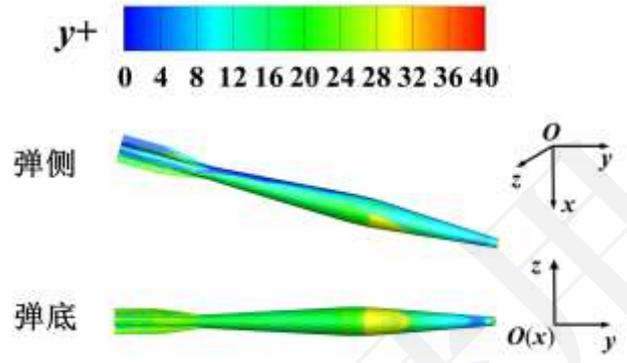


图7 弹体表面最大 y_{max+} 随时间变化

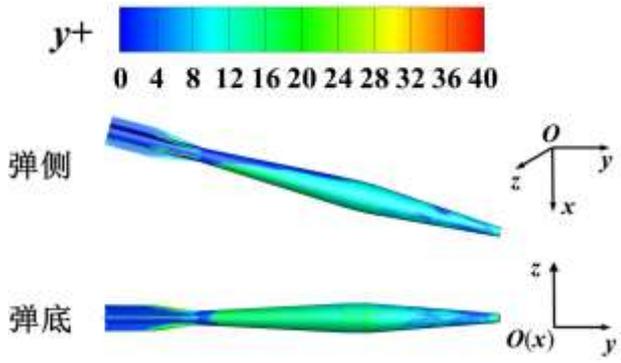
Fig.7 The Max value of y^+ on the surface of projectile



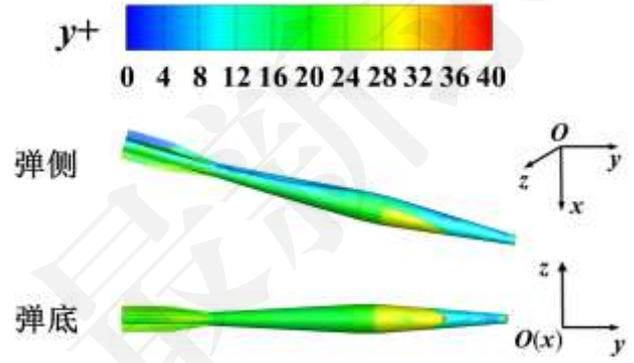
(a) $\alpha = 0^\circ$



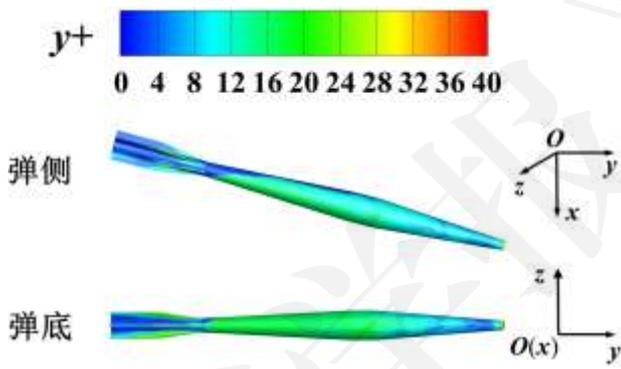
(e) $\alpha = 4^\circ$



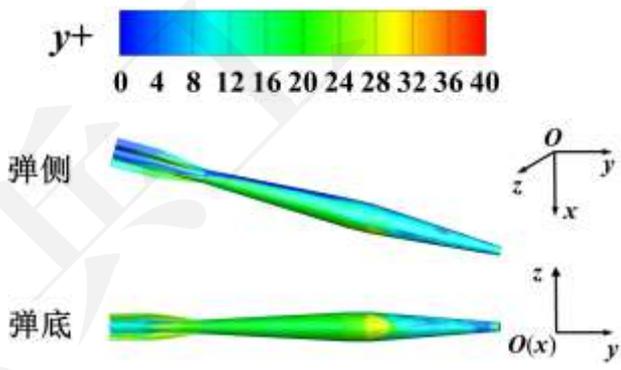
(b) $\alpha = 1^\circ$



(f) $\alpha = 5^\circ$



(c) $\alpha = 2^\circ$



(d) $\alpha = 3^\circ$

图 8 $t=0.3\text{ms}$ 时弹体表面 y^+ 数值分布

Fig.8 The value of y^+ on the surface of projectile at $t=0.3\text{ms}$

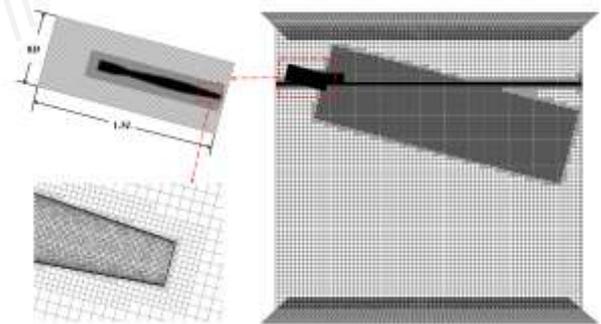


图 9 流场求解网格划分

Fig.9 The mesh of Fluid Solver



(a) 流场求解弹体表面网格

(a) The surface mesh of projectile of fluid solver



(b) 结构动力学求解弹体网格

(b) The body mesh of projectile of structure solver

图 10 弹体网格划分

Fig.10 Projectile mesh

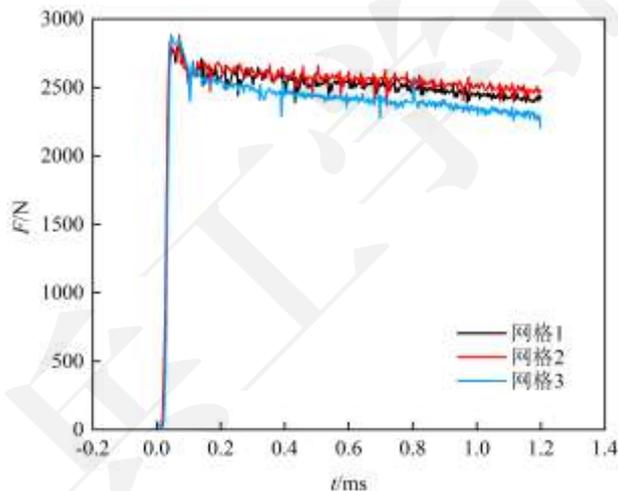
2.3 网格无关性验证

为验证网格无关性，选取 3 套网格划分策略，流场求解和结构动力学求解对应的具体网格数如表 3 所示。对图 5 射弹，开展了初始入水速度 $v=700\text{m/s}$ ，初始入水角 $\theta=15^\circ$ 的数值计算，计算结果如图 11 所示，图 11(a)为射弹所受总阻力对比，可以发现 3 套网格的计算结果在射弹撞水阶段所受阻力的峰值误差没有明显差异，在撞水后的入水过程中阻力存在一定的差异性，但相互之间的最大误差均在 5%以内，同时对比图 11 (b) 中 1.2ms 时刻的射弹入水空泡图，可以发现空泡形态和射弹运动轨迹在 3 套网格下也具有一致性。因此为合理利用计算资源同时保证计算结果精度，后续数值计算均采用网格 2 的网格划分形式。

表 3 网格无关性对比表

Table 3 Mesh Irrelevance Comparison Table

网格	流场网格数/ 10^4	弹体网格数/ 10^4
1	499.01	4.41
2	698.57	8.28
3	900.04	11.35



(a) 射弹入水总阻力对比

(a) Comparison of total drag of projectile during water entry



(b) $t=1.2\text{ms}$ 入水空泡对比

(b) Comparison of supercavity at $t=1.2\text{ms}$

图 11 不同网格计算结果对比

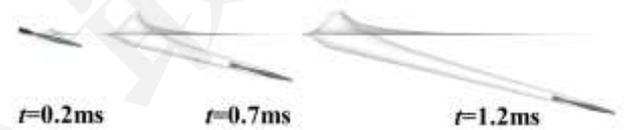
Fig.11 Comparison of results from different mesh

3 数值计算结果

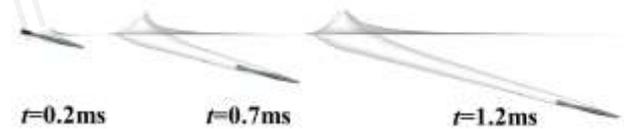
对图 5 射弹，开展初始入水速度 $v=700\text{m/s}$ ，初始入水角 $\theta=15^\circ$ 时，以攻角 α 为 $0^\circ, 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 入水的数值研究，分析攻角变化对射弹入水过程中空泡形态与弹体沾湿（弹体表面沾湿采用水的体积分数表示）、入水水动力和弹体结构响应特性的影响。

3.1 攻角对射弹入水空泡形态与弹体沾湿的影响

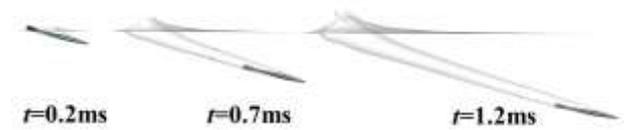
图 12 为不同攻角入水时射弹入水空泡形态演化对比，图 13 和图 14 分别为射弹下表面沾湿和表面压力分布情况。结果表明，不同攻角下射弹在入水初期均会出现尾翼下表面与水面的接触沾湿（0.2ms）；随着入水攻角的增大，射弹在入水初期尾翼下表面的触水面积会增加，表面压力值和分布也随之增加和扩大，弹头下表面同样出现类似的现象。在 $\alpha=4^\circ, 5^\circ$ 时射弹会因弹头和尾翼沾湿，在弹头和尾翼下表面产生高压区，由此产生的力（矩）， $\alpha=5^\circ$ 射弹因此力（矩）发生了初步弯曲变形。



(a) $\alpha=0^\circ$



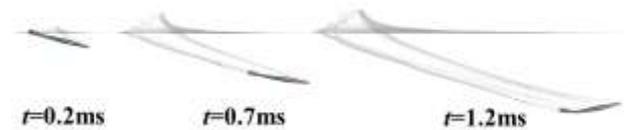
(b) $\alpha=1^\circ$



(c) $\alpha=2^\circ$



(d) $\alpha=3^\circ$



(e) $\alpha=4^\circ$



(f) $\alpha=5^\circ$

(f) $\alpha = 5^\circ$

图 12 空泡形态变化

Fig.12 Morphological evolution of supercavity

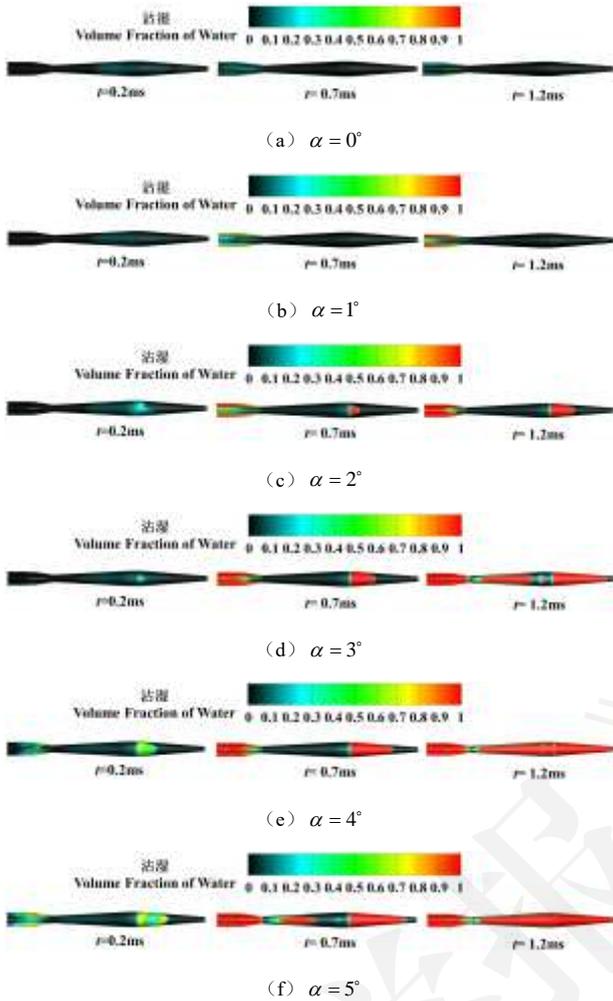


图 13 弹体下表面沾湿变化

Fig.13 Wetting of the lower surface of the projectile

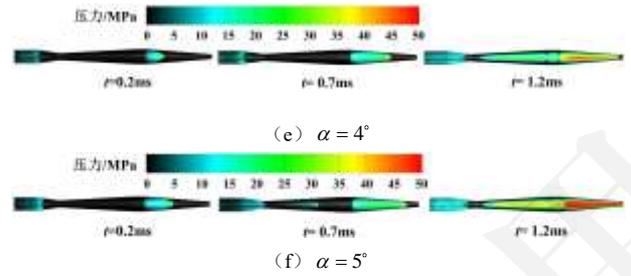
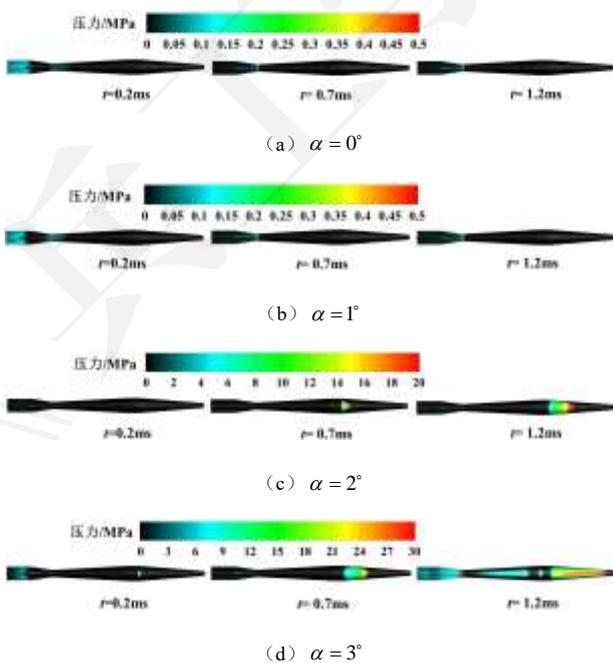


图 14 弹体下表面压力变化

Fig.14 Pressure of the lower surface of the projectile

当 $\alpha=0^\circ, 1^\circ, 2^\circ$ 时, 射弹在入水初期尾翼下表面与液面接触, 此时射弹以滑水运动形式入水, 但因攻角较小, 沾湿造成的弹体表面压力也较小, 并未产生迫使射弹加速俯仰运动和弯曲变形的力(矩), 射弹的入水稳定性较好。在入水至 1.2ms 时, 可以发现攻角 $\alpha \leq 1^\circ$ 时, 引起的扰动未能改变空泡形态, 但射弹尾翼的沾湿面积会随着入水深度的增加而变大。在 $\alpha = 2^\circ$ 时, 随着入水运动的进行, 弹头下表面因为攻角的增大, 沾湿加剧, 导致部分区域出现大于 10MPa 的高压区。当 $\alpha \geq 3^\circ$ 时, 射弹自入水初期尾翼下表面与液面接触, 因攻角较大, 无法保持滑水运动, 尾翼持续侵入空泡壁面, 破坏了空泡表面的光滑性, 空泡产生弯曲变形, 由此弹体下表面与空泡界面将形成大面积强烈的沾湿, 引起射弹弯曲变形和俯仰运动的力(矩)持续增加, 加大了射弹的弯曲变形, 也使射弹的俯仰运动加剧, 加速其转平并抬头。射弹在完全入水后, 弹身下表面开始沾湿, 且因沾湿将产生超过 10MPa 的高压区 (见 $\alpha = 4^\circ, 5^\circ, t=0.7ms$), 尾翼弯曲变形进一步加剧。

当 $\alpha \geq 3^\circ$ 时, 空泡形态变化与射弹下表面的沾湿发展规律可以总结为 3 个阶段: 第 1 阶段为射弹尾翼与弹头的局部沾湿阶段, 该阶段主要存在于射弹的入水初期与尾翼触水不严重的运动时期, 如 $\alpha = 3^\circ$ 的入水初期, 该时期除空化器外弹体其他部位的沾湿不明显, 空泡形态规则; 第 2 阶段因为攻角存在, 为尾翼下表面全部沾湿、弹头下表面从小面积沾湿逐步增加到大面积沾湿阶段, 该阶段射弹尾翼下端持续侵入空泡, 弹头尾翼沾湿诱导的较大表面压力产生弯曲变形力(矩)和俯仰力(矩), 使得射弹开始发生弯曲变形, 空泡形态也开始产生弯曲, 如 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ$ 的 0.7ms; 第 3 阶段为射弹弹身开始出现沾湿并且沾湿面积逐步增加的阶段, 该阶段弯曲变形与俯仰力(矩)因为弹体的沾湿面积进一步加大而增大, 空泡形态弯曲变形明显, 射弹弯曲变形进一步加剧, 射弹因此逐步转平, 并开始出现抬头运动迹象, 如 $\alpha = 5^\circ$ 的 0.7~1.2ms。

3.2 攻角对射弹入水水动力特性的影响

为进一步研究攻角对射弹高速斜入水特性的影响,对射弹入水过程中的水动力特性规律进行研究。因采用流固耦合方法,在大攻角 ($\alpha \geq 3^\circ$) 影响下射弹出现明显弯曲变形,射弹质心发生改变,与刚体模型相比,质心速度不再能准确表征射弹速度变化规律。为表征射弹速度变化,采用未产生明显形变的空化器中心点速度来讨论,如图 15 所示。由图 15 可见: $\alpha = 0^\circ, 1^\circ$ 的速度衰减趋势具有一致性,因运动过程仅有空化器的沾湿,所受阻力均来自空化器与水的接触,因此较小的初始攻角 ($\alpha \leq 1^\circ$) 对射弹入水速度影响较小; $\alpha = 2^\circ$ 的速度衰减自 0.7ms 后与 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ$ 出现明显区别,衰减速度开始增大,比照图 13、图 14,该情况是由弹头下表面沾湿增强阻力造成; $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 的速度衰减相较于 $\alpha = 2^\circ$ 同样开始增强,这是由于弹体表面沾湿和压力分布自入水初期便持续增加,使得阻力持续增大引起。总体上攻角越大,射弹越早出现沾湿,从而增加阻力,速度也越早出现加速衰减,且攻角越大衰减程度也越大。在射弹弯曲变形不明显时,速度呈现波动性变化,此因入水初期,射弹空化器直接接触水受到冲击,存在弹性限度内的弹性变形。随着攻角越大速度波动性越明显,但因攻角较大时,尾翼发生了弯折,导致空化器与水的相互作用发生改变,速度波动时间缩短。

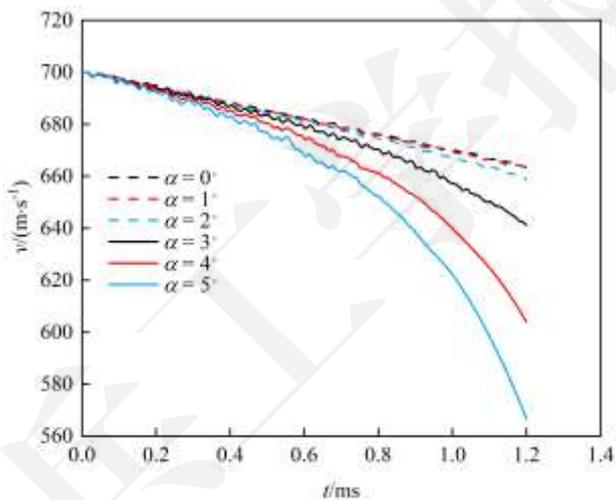
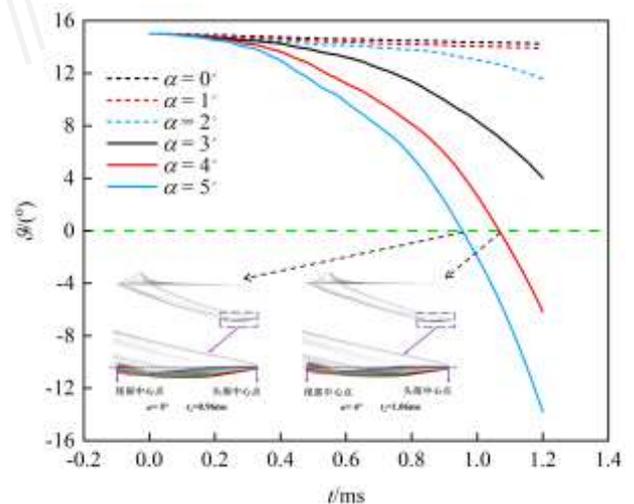


图 15 空化器中心点速度变化

Fig.15 Velocity development of the center of the head

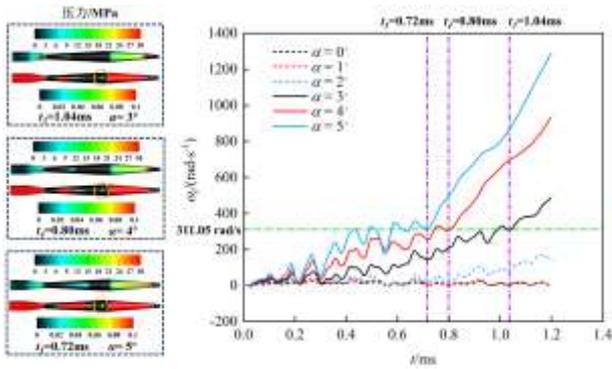
图 16 为射弹入水运动姿态变化,从图 16 (a) 射弹弹头和尾翼中心点连线相较于水平面角度 ϑ 的变化,可以发现无论射弹是否存在初始攻角,射弹入水运动过程均会产生纵向平面内的逆时针俯仰运动,这是因为在当前的射弹外形下,弹体下表面更易触水,导致斜入水时产生了使弹体逆时针旋转的俯仰力(矩),迫使射弹运动过程中俯仰角变小。但在 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ$ 情况下,因触水位置仅为空化器导致

俯仰力(矩)很小,俯仰角因此变化很小。而随着攻角的增加,射弹下表面开始产生沾湿,俯仰力(矩)增大,当沾湿面积足够大,产生的弹体表面压力达到临界值后,射弹将同时存在弯曲变形与俯仰运动,弯曲变形会加速射弹的转平和抬头运动。在 $\alpha = 4^\circ, 5^\circ$ 时,射弹分别在 $t_2=1.06\text{ms}$ 和 $t_1=0.96\text{ms}$ 时刻转平到达首尾位置平衡处(即射弹头、尾翼两者中心点处于同一水平面上),随后因运动持续进行,射弹将开始抬头出水运动(ϑ 角由正值转为负值)。图 16 (b) 尾翼相较弹头在纵向平面内的转速变化可进一步表征运动姿态的变化规律(以弹头中心点为参考点),在 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ$ 时射弹的转速变化一致,且转速较小,射弹运动边界均包裹在空泡内部,未能出现除空化器外的沾湿,射弹入水运动稳定,弹体结构也未发生变形。当 $\alpha = 2^\circ, 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 时,射弹因沾湿产生俯仰力(矩),转速随攻角的变大而增加,且转速的变化分为两阶段,在第 1 阶段转速呈一定周期性波动并持续缓慢增加;在第 2 阶段,转速变化的波动性消失且增长速度加快,如 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 时,且均在转速为 $\omega_t = 311.05\text{rad/s}$ 前后出现激增,该激增是因弹头下表面因大部分沾湿出现高表面压力,而质心在该位置后方,从而加速了射弹的俯仰运动。



(a) 射弹弹头和尾翼两者中心点间连线与水平面夹角的变化趋势

(a) The changing trend of the angle between the connecting line of the center points of the projectile head and tail and the horizontal plane



(b) 射弹尾翼相较于弹头在纵向平面内的转速

(b) Rotation speed in the longitudinal plane at the tail of the projectile compared to the head

图 16 射弹运动姿态变化

Fig.16 Development of projectile attitude

射弹入水过程中总载荷 n_g 的计算式为

$$n_g = \frac{F}{Mg} \quad (8)$$

式中： F 为射弹入水所受总合力； M 为射弹质量； g 为重力加速度，取 9.81m/s^2 。

图 17 为不同攻角下射弹入水总载荷变化，可以发现射弹入水过程中出现了两个较为明显的载荷峰值阶段（峰值 1 和峰值 2），对比图 18 各攻角下射弹在 $t=0.1\text{ms}$ 和 0.2ms 入水时刻的弹体沾湿与射弹下表面压力分布可知第 1 个峰值为射弹空化器撞水时产生，第 2 个峰值为尾翼第 1 次拍击液面沾湿时产生，只在攻角较大（ $\alpha=4^\circ, 5^\circ$ ）时才会出现，由图 19 可知在 $\alpha=4^\circ, 5^\circ$ 时，射弹入水载荷产生第 2 次尾拍峰值是因为该型射弹弹头与弹身连接处随攻角增大在入水过程中挤压空泡壁面，产生强沾湿与表面高压，促使射弹受力产生逆时针旋转，同时尾翼与弹身最大直径相同，更易形成尾拍从而使得尾翼下侧面发生拍击水面。入水时射弹在攻角影响下弹头、尾翼沾湿会形成射弹发生弯曲变形的力（矩），迫使射弹弯曲变形需要具备两个条件：1）弹头和尾翼下表面需要同时有较大面积沾湿；2）因大面积沾湿产生的弹体表面压力最大值需要超过 10MPa 。

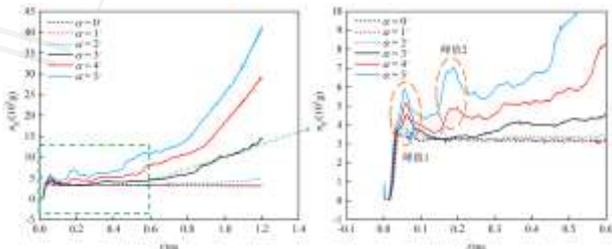
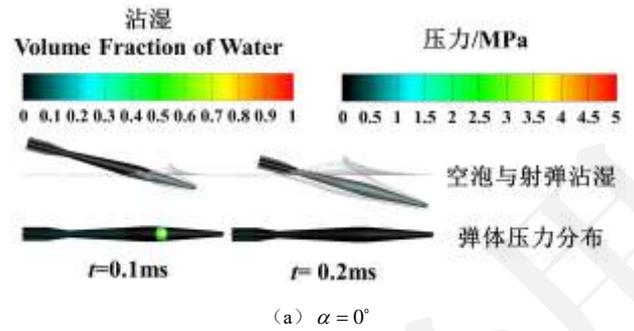
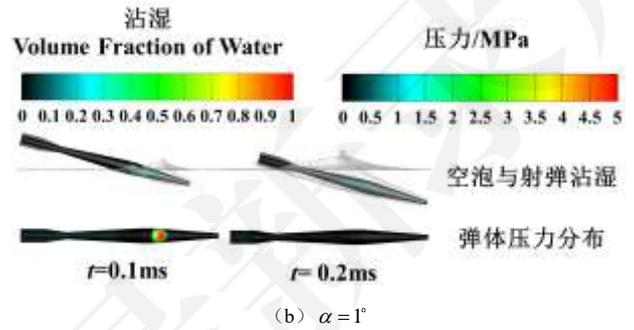


图 17 入水总载荷变化

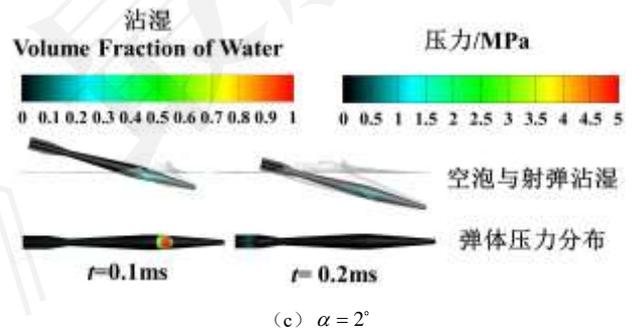
Fig.17 The development of total load during water entry



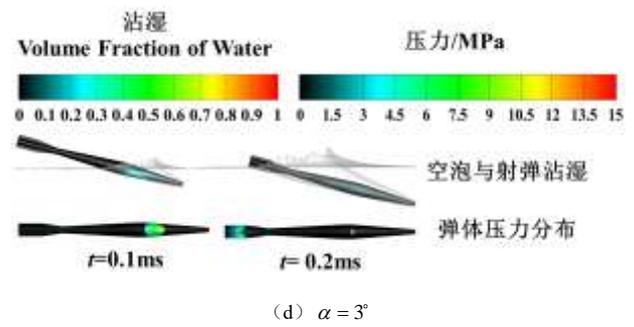
(a) $\alpha=0^\circ$



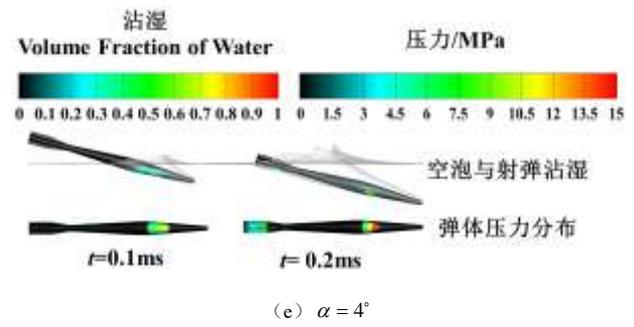
(b) $\alpha=1^\circ$



(c) $\alpha=2^\circ$



(d) $\alpha=3^\circ$



(e) $\alpha=4^\circ$

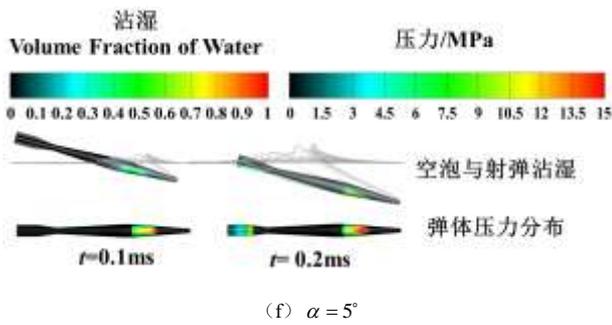
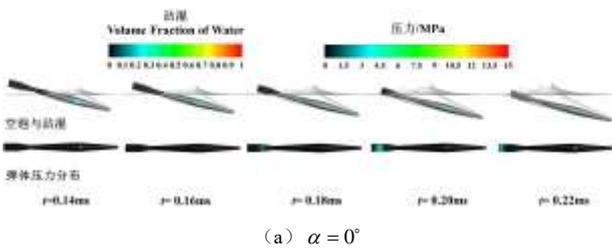
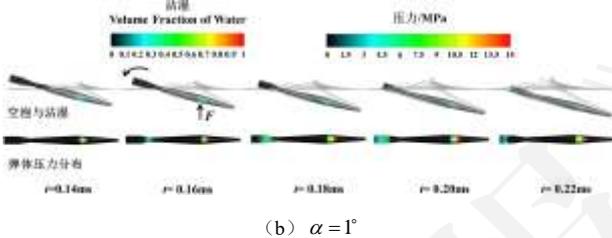


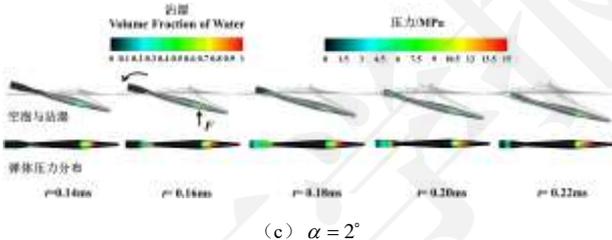
图 18 射弹入水过程弹体沾湿与弹体下表面压力分布云图
Fig.18 Wetting and pressure distribution at the lower surface of the projectile before and after water entry



(a) $\alpha = 0^\circ$



(b) $\alpha = 1^\circ$



(c) $\alpha = 2^\circ$

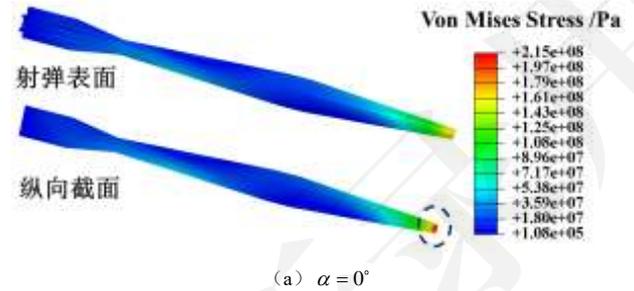
图 19 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 时, 入水载荷第二峰值前后弹体沾湿与弹体下表面压力分布云图

Fig.19 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$, Wetting and pressure distribution before and after the second peak of the load

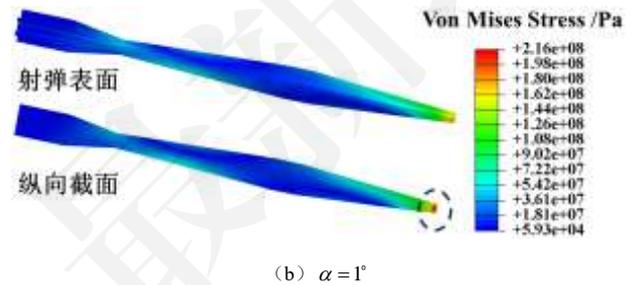
3.3 攻角对射弹弹体结构响应特性的影响

考虑射弹结构变形后, 射弹的运动和动力学特性将会受到射弹自身结构响应的影响, 动力学和运动学特性也会反馈影响射弹的结构响应特性, 两者相互耦合。图 20 为 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ, 2^\circ$ 入水 1.2ms 时射弹表面与纵向截面应力分布, 在 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ$ 时, 因射弹主要受力位置为空化器, 应力集中区域主要位于弹头, 此时因未产生弯矩, 射弹无塑性变形; 对于 $\alpha = 2^\circ$ 的射弹, 空化器位置的应力集中区域消失, 尾翼与弹身连接处出现高应力区, 对比图 21 可知尾翼、弹头下表面触水, 产生了使得射弹变形的弯

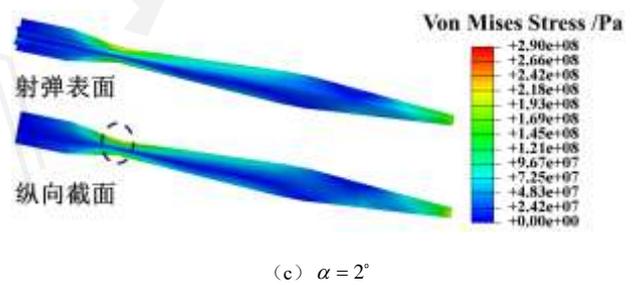
矩, 在尾翼和弹身衔接处的上端造成压缩变形, 下端造成拉伸变形, 且压缩变形的应力数值大于拉伸变形, 但因应力最大值未超过弹体材料的屈服强度 355MPa, 此时射弹仍处于弹性变形阶段, 未产生塑性变形。



(a) $\alpha = 0^\circ$



(b) $\alpha = 1^\circ$



(c) $\alpha = 2^\circ$

图 20 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ, 2^\circ$, 入水 1.2ms 弹身表面与纵向截面应力分布
Fig.20 $\alpha = 0^\circ, 1^\circ, 2^\circ$, Stress distribution on the surface and longitudinal section of the projectile at 1.2ms

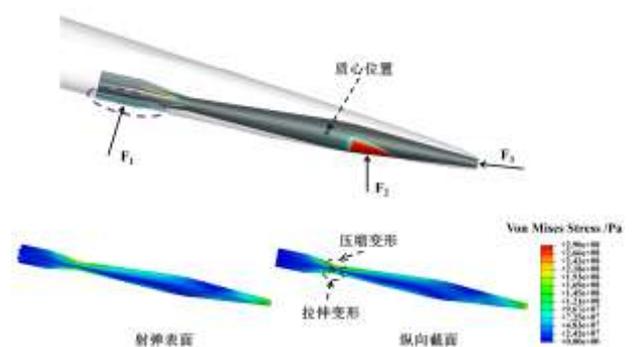
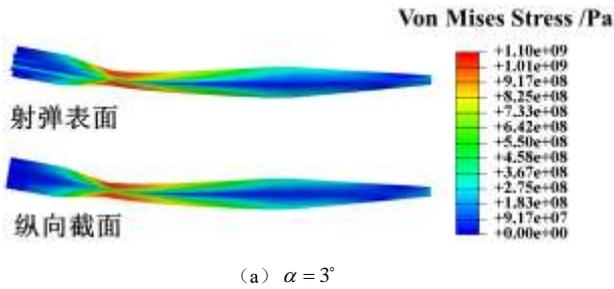


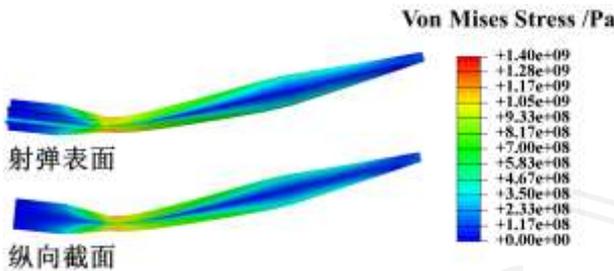
图 21 $\alpha = 2^\circ$, 入水 1.2ms 射弹受力示意图与弹体应力分布图
Fig.21 $\alpha = 2^\circ$, Schematic diagram of the force on the projectile and the stress distribution of the projectile at 1.2ms

图 22 为 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 入水 1.2ms 时射弹表面与纵向截面应力分布, 因 3 种情况下射弹均已产生弹头、尾翼沾湿, 并产生迫使射弹弯曲变形的力(矩),

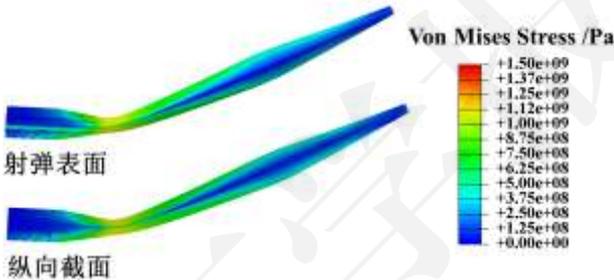
高应力分布区均集中在尾翼与弹身衔接处。进一步分析 $t=1.2\text{ms}$ 时刻的弹体表面与纵向截面等效塑性应变分布，如图 23 所示，塑性应变主要发生在前述的尾翼与弹身衔接的高应力集中区，可见此处为射弹在入水过程中最为薄弱的部位。大攻角影响下射弹容易因沾湿产生大弯矩，出现塑性应变致使弹体弯曲变形，同时弹道轨迹也将改变，进而影响射弹入水稳定性并使得射弹弹体产生失效变形。



(a) $\alpha = 3^\circ$



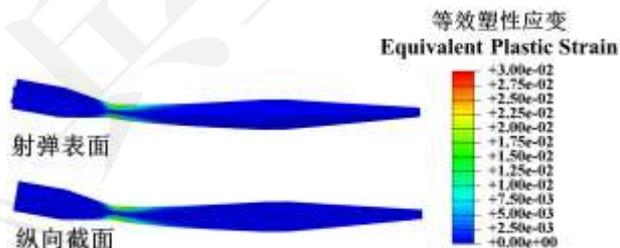
(b) $\alpha = 4^\circ$



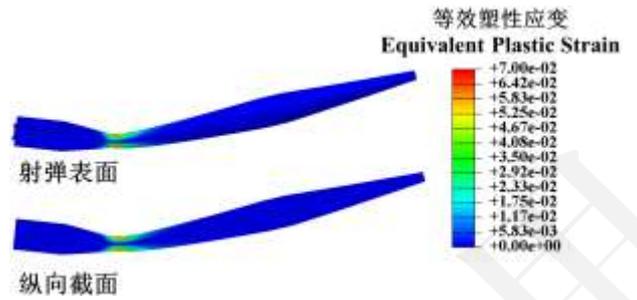
(c) $\alpha = 5^\circ$

图 22 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 入水 1.2ms 弹身表面与纵向截面应力分布

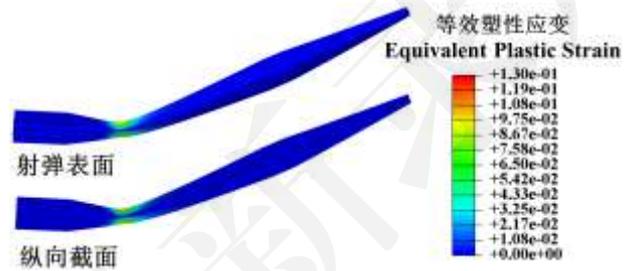
Fig.22 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$, Stress distribution on the surface and longitudinal section of the projectile at 1.2ms



(a) $\alpha = 3^\circ$



(b) $\alpha = 4^\circ$



(c) $\alpha = 5^\circ$

图 23 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 入水 1.2ms 弹身表面与纵向截面等效塑性应变分布

Fig.23 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$, Equivalent plastic strain of the surface and longitudinal section of the projectile at 1.2ms

对最易产生塑性应变的位置，如图 24 所示设置监测点，得到 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 三种攻角下射弹入水总载荷与监测点等效塑性应变对应变化(见图 25)。监测点的等效塑性应变变化趋势与载荷的变化趋势不同，而是呈增长-渐缓-增长的趋势 ($\alpha = 4^\circ, 5^\circ$)，各阶段起始时刻的塑形应变值均相同，分别为 0.009、0.034、0.047，与攻角大小无关。各阶段起始时刻结与前述射弹转速激增和转平时刻对应表如表 4 所示，增长段 1 的起始时间和转速激增时刻极为接近，可以认为增长段 1 的产生是因为转速激增迫使射弹俯仰运动加剧，促进射弹表面沾湿致使弯曲变形加剧；随后在渐缓段，射弹转平时刻位于渐缓段内，射弹在转平前后因为下表面全部沾湿，且受力较为均匀，俯仰和弯曲变形力（矩）减小，因此引起了塑性应变增长变缓；而当射弹经过转平时刻开始抬头运动后，因仍存在逆时针俯仰运动，射弹抬头与尾翼继续深入空泡旋转，加剧了射弹的弯曲变形，因此出现增长段 2。



图 24 塑性应变数据监测点位置示意图

Fig.24 Schematic location of data monitoring point of the projectile

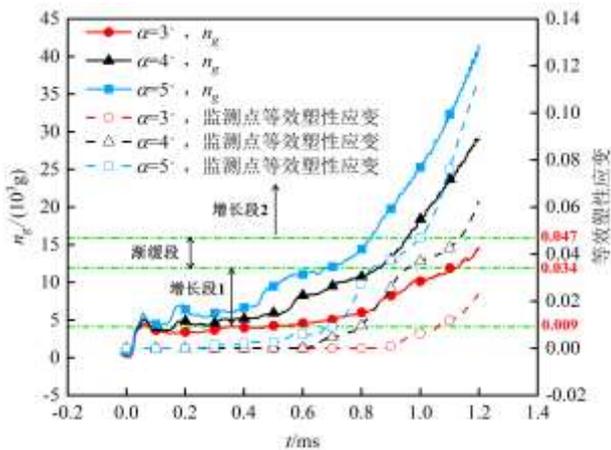


图 25 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$ 入水总载荷与监测点等效塑性应变对应图

Fig.25 $\alpha = 3^\circ, 4^\circ, 5^\circ$, Correspondence between the total load and the equivalent plastic strain at the monitoring point

表 4 $\alpha = 4^\circ, 5^\circ$ 时监测点塑性应变各阶段起始时间与射弹运动特征点时间对比

Table 4 $\alpha = 4^\circ, 5^\circ$ Comparison of the onset time of each stage of plastic strain at the monitoring point and the time of the characteristic point of the projectile movement

典型阶段起始时刻/ms	$\alpha/(\circ)$	
	4	5
增长段 1 起始时刻	0.80	0.70
转速激增时刻 ($\omega_t = 311.05\text{rad/s}$)	0.80	0.72
渐缓段起始时刻 (增长段 1 结束时刻)	0.96	0.84
射弹转平时刻	1.06	0.96
增长段 2 起始时刻 (渐缓段结束时刻)	1.14	1.00

结合 6 种攻角情况下射弹入水结构响应特性可知, 该型射弹高速倾斜入水过程中, 在射弹未产生弯曲变形时, 射弹受到的主要阻力来自于头部空化器的沾湿, 因此高应力集中区也主要弹头, 主要为压缩故不易产生塑性变形; 当射弹因沾湿产生弯矩, 进而出现弯曲变形时, 射弹因尾翼与弹身衔接处为弯曲变形中主要的高塑性应变区域, 该位置将出现高应力分布。随着攻角的增加, 射弹因沾湿的加剧, 致使弯曲变形的力(矩)也将增加, 射弹产生塑性变形位置的应力数值也将变大。

4 结论

本文基于流体力学和结构动力学建立了射弹高速入水流固耦合数值计算模型, 针对所设计的某型射弹, 研究了其在高速斜入水时初始攻角 α 对入水空泡演化、水动力以及结构响应变形特性的影响。得出具体结论如下:

1) 射弹在 $v=700\text{m/s}$ 、 $\theta=15^\circ$ 的斜入水过程中, 随着初始攻角增加, 射弹撞水产生的载荷数值越大、

且尾翼更易与液面拍击。当 $\alpha > 3^\circ$ 时因尾翼拍击液面产生较大的二次载荷峰值, 随着入水深度的增加, 射弹出现明显弯曲变形, 同时弹体结构的弯曲变形又进一步增大了载荷值, 空泡壁面也由此产生明显的弯曲, 揭示了攻角影响下, 高速射弹入水空泡、水动力与结构响应的相互作用规律。

2) 当 $\alpha \geq 3^\circ$ 时, 射弹会因为弹头弹尾沾湿产生较大弯矩, 促使弹体产生弯曲变形。弹体产生弯曲变形的两个条件为: ①弹头和尾翼下表面需要同时有较大面积的沾湿; ②因沾湿产生的弹体表面压力最大值需要超过 10MPa。

3) 当 $\alpha < 3^\circ$ 时, 空泡演变过程与无攻角时相比, 无明显差别; 当 $\alpha \geq 3^\circ$ 时, 射弹在入水过程中的空泡形态与射弹沾湿发展规律可以总结为 3 个阶段: 第 1 阶段射弹尾翼与弹头锥面局部沾湿, 此时攻角的影响较小, 空泡壁面形态均可近似为直线; 第 2 阶段射弹尾翼下表面全部沾湿、弹头锥面从小面积沾湿逐步演变为大面积沾湿, 该阶段尾翼下端持续侵入空泡, 空泡壁面因此开始产生弯曲; 第 3 阶段射弹弹身开始出现沾湿并且逐渐加大, 此时空泡壁面形态弯曲变形明显, 射弹的弯曲变形进一步加剧, 射弹转平, 并逐渐开始抬头呈出水运动迹象。

4) 射弹在高速倾斜入水过程中, 当攻角较小时 ($< 3^\circ$), 空化器为主要受力部件, 高应力区集中于弹头, 射弹弹体未能产生明显变形; 当攻角较大时 ($\geq 3^\circ$), 因速度方向与弹轴方向不一致较大, 空泡壁面与弹头、尾翼产生强烈碰撞, 弹体受力区域发生变化, 高应力区域随之发生改变, 导致尾翼与弹身衔接处为主要变形区域, 衔接处上侧为压缩变形, 下侧为拉伸变形。随着攻角的增加, 射弹受到的弯曲变形力(矩)越大, 塑性变形位置的应力数值也变大, 应变变化速度加快, 根据不同攻角下弹体塑性变形规律, 可认为该型射弹安全入水攻角 $\leq 2^\circ$ 。

参考文献 (References)

- [1] 黄闯. 跨声速超空泡射弹的弹道特性研究[D]. 西安:西北工业大学, 2017: 1-16.
HUANG C. Research of trajectory characteristics of supersonic-supercavitating projectiles[D]. Xi'an:Northwestern Polytechnical University, 2017: 1-16. (in Chinese)
- [2] ZHANG G Y, HOU Z, SUN T Z, et al. Numerical simulation of the effect of waves on cavity dynamics for oblique water entry of a cylinder[J]. Journal of Hydrodynamics, 2020, 32(6): 1178-1190.

- [3] 陈诚, 袁绪龙, 党建军, 等. 超空泡航行器 20° 角倾斜入水冲击载荷特性试验研究 [J]. 兵工学报, 2018, 39(6): 1159-1164.
CHEN C, YUAN X L, DANG J J, et al. Experimental investigation into impact load during oblique water-entry of a supercavitating vehicle at 20° [J]. Acta Armamentarii, 2018, 39(6): 1159-1164. (in Chinese)
- [4] 袁绪龙, 栗敏, 丁旭拓, 等. 跨介质航行器高速入水冲击载荷特性[J]. 兵工学报, 2021, 42(7): 1440-1449.
YUAN X L, LI M, DING X T, et al. Impact load characteristics of a trans-media vehicle during high-speed water-entry [J]. Acta Armamentarii, 2021,42(7):1440-1449. (in Chinese)
- [5] 陈晨, 魏英杰, 王聪. 小型运动体高速倾斜入水空泡流动数值研究 [J]. 兵工学报, 2019, 40(2): 334-343.
CHEN C, WEI Y J, WANG C. Computational analysis of cavity flow induced by high-speed oblique water-entry of axisymmetric body [J]. Acta Armamentarii, 2019, 40(2): 334-343. (in Chinese)
- [6] LIU H, ZHOU B, HAN X S, et al. Numerical simulation of water entry of an inclined cylinder[J]. Ocean Engineering, 2020, 215: 107908.
- [7] SONG Z J, DUAN W Y, XU G D, et al. Experimental and numerical study of the water entry of projectiles at high oblique entry speed[J]. Ocean Engineering, 2020, 211: 107574.
- [8] 方城林, 魏英杰, 王聪, 等. 不同头型高速射弹垂直入水数值模拟 [J]. 哈尔滨工业大学学报, 2016, 48(10): 77-82.
FANG C L, WEI Y J, WANG C, et al. Numerical simulation of vertical high-speed water entry process of projectiles with different heads [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2016, 48(10): 77-82. (in Chinese)
- [9] SUI Y T, ZHANG A M, MING F R, et al. Experimental investigation of oblique water entry of high-speed truncated cone projectiles: Cavity dynamics and impact load [J]. Journal of Fluids and Structures, 2021, 104: 103305.
- [10] 刘喜燕, 袁绪龙, 罗凯, 等. 带尾裙跨介质航行体高速斜入水实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(11): 108-120.
LIU X Y, YUAN X L, LUO K, et al. Experimental study on high-speed oblique water entry of a trans-media vehicle with tail-skirt[J]. Explosion And Shock Waves, 2023, 43(11): 108-120. (in Chinese)
- [11] YU T S, SHUAI L, FU R M, et al. An experimental study of the water entry trajectories of truncated cone projectiles: The influence of nose parameters[J]. Physics of Fluids, 2022, 34(5): 052102.
- [12] 王云, 袁绪龙, 吕策. 弹体高速入水弯曲弹道实验研究 [J]. 兵工学报, 2014, 35(12): 1998-2002.
WANG Y, YUAN X L, LÜ C. Experimental research on curved trajectory of high-speed water-entry missile [J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(12): 1998-2002. (in Chinese)
- [13] 侯宇, 黄振贵, 郭则庆. 超空泡射弹小入水角高速斜入水试验研究[J]. 兵工学报, 2020, 41(2): 332-341.
HOU Y, HUANG Z G, GUO Z Q. Experimental investigation on shallow-angle oblique water-entry of a high-speed supercavitating projectile[J]. Acta Armamentarii, 2020, 41(2): 332-341. (in Chinese)
- [14] 孙邃. 高速射弹倾斜入水过程多相流动特性数值计算 [D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2018: 1-8.
SUN S. Numerical calculation of multiphase flow characteristics of high speed projectile in obliqued water entry process[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2018: 1-8. (in Chinese)
- [15] 王健. 回转体入水流固耦合载荷特性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2021: 1-2.
WANG J. Study on fluid-solid coupling load characteristics of water entry of projectile[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2021: 1-2. (in Chinese)
- [16] DERAKHSHANIAN M S, HAGHDEL M, ALISHAHI M M, et al. Experimental and numerical investigation for a reliable simulation tool for oblique water entry problems[J]. Ocean Engineering, 2018,160:231-243.
- [17] 张宇,王彬文,刘小川.基于 ALE,CEL 和 SPH 方法的球形破片高速冲击充液结构对比研究[J].计算力学报, 2022, 39(6):824-831.
ZHANG Y, WANG B W, LIU X C. Comparative study of fluid-filled structure impacted by high-speed spherical fragments based on ALE, CEL and SPH[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2022, 39(6): 824-831. (in Chinese)
- [18] SHI Y, PAN G, Solomon C. Yim, et al. Numerical investigation of hydroelastic water-entry impact dynamics of AUVs[J]. Journal of Fluids and Structures, 2019, 91: 102760.
- [19] SHI Y, GAO X F, PAN G, et al. Experimental and numerical investigation of the frequency-domain characteristics of impact load for AUV during water entry[J]. Ocean Engineering, 2020, 202: 107203.

- [20] CHAUDHRY A Z, SHI Y, PAN G, et al. Mechanical characterization of flat faced deformable AUV during water entry impact considering the hydroelastic effects[J]. *Applied Ocean Research*, 2021, 115: 102849.
- [21] 邹田春,高飞,魏家威,等.圆柱体垂直入水三维数值模拟及影响因素研究[J].*振动与冲击*,2022,41(10):177-185.
- ZOU T C, GAO F, WEI J W, et al. Three-dimensional numerical simulation and influencing factors study on the vertical water entry of a circular cylinder[J]. *Journal of Vibration and Shock*,2022,41(10):177-185. (in Chinese)
- [22] 权晓波,包健,孙龙泉,等.基于耦合欧拉-拉格朗日算法的航行体缓冲头帽冲击性能[J].*兵工学报*, 2022, 43(4): 851-860.
- QUAN X B, BAO J, SUN L Q, et al. Impact performance of cushion nose cap of underwater vehicle based on CEL method[J]. *Acta Armamentarii*, 2022,43(4):851-860. (in Chinese)
- [23] 魏海鹏,史崇斌,孙铁志,等.基于 ALE 方法的航行体高速入水缓冲降载性能数值研究[J].*爆炸与冲击*, 2021, 41(10):115-126.
- WEI H P, SHI C B, SUN T Z, et al. Numerical simulation of buffer and load reduction of high speed water entry of a vehicle based on ALE method[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021,41(10):115-126. (in Chinese)
- [24] 魏英杰,杨柳,王聪,等.超弹性球体垂直入水空泡流动研究[J].*空气动力学学报*,2020,38(4):780-787.
- WEI Y J, YANG L, WANG C, et al. Vertical water entry of hyperelastic sphere[J]. *Acta Aerodynamica Sinica*, 2020, 38(4): 780-787. (in Chinese)
- [25] 杨柳.超弹性球体垂直入水空泡流动及结构响应特性研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2021.
- YANG L. Study on cavitating flow and structural response during vertical water entry of hyperelastic spheres[D]. Harbin :Harbin Institute of Technology, 2021. (in Chinese)
- [26] SUN T Z, ZHOU L, YIN Z H, et al. Cavitation bubble dynamics and structural loads of high-speed water entry of a cylinder using fluid-structure interaction method[J]. *Applied Ocean Research*, 2020, 101: 102285.
- [27] 高英杰,孙铁志,张桂勇,等.回转体高速倾斜入水的流场特性及结构响应[J].*爆炸与冲击*,2020,40(12):101-113.
- GAO Y J, SUN T Z, ZHANG G Y, et al. Flow characteristics and structure response of high-speed oblique water-entry for a revolution body[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(12): 101-113. (in Chinese)
- [28] 高英杰.基于流固耦合方法回转体高速入水流场及载荷特性研究[D]. 大连:大连理工大学, 2020.
- GAO Y J. Numerical analysis of impact load and flow characteristics of high speed water-entry for a revolution body based on a fluid-structure interaction method[D]. Dalian:Dalian University of Technology, 2020. (in Chinese)
- [29] HUANG C, LIU Z, LIU Z X, et al. Motion characteristics of high-speed supercavitating projectiles including structural deformation[J]. *Energies*, 2022, 15: 1933.
- [30] 郝常乐, 党建军, 陈长盛, 等. 基于双向流固耦合的超空泡射弹入水研究[J]. *力学学报*.2022,54(3):678-687.
- HAO C L, DANG J J, CHEN C S, et al. Numerical study on water entry process of supercavitating projectile by considering bidirectional fluid structure interaction effect[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*. 2022, 54(3): 678-687. (in Chinese)
- [31] LEE M, LONGORIA R G, WILSON D E. Cavity dynamics in high-speed water entry[J]. *Physics of Fluids*, 1997, 9(3): 540-550.
- [32] WALHORN E, HÜBNER B, DINKLER D. Space-time finite elements for fluid-structure interaction[J]. *PAMM*, 2002, 1(1): 81-82.
- [33] CHEN T, HUANG W, ZHANG W, et al. Experimental investigation on trajectory stability of high-speed water entry projectiles[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 175: 16-24.